ポリカーボネートの衝撃引張特性に関する研究

(切欠き先端曲率半径と切欠き長さの影響)[†]

鈴木 恵* 木田 外明*
伊藤 和英** 正木 康嗣**

A Study on Tensile Impact Characteristics of Polycarbonate (Effects of Notch Root Radius and Notch Length)

by

Megumu SUZUKI*, Sotoaki KIDA*, Kazuhide ITOH**
and Yasusi MASAKI**

The effects of notch root radius and notch length on the tensile impact characteristics of Polycarbonate were investigated in this paper. The results obtained are as follows:

(1) The maximum load per the real cross sectional area of test specimen was proportional to the minus one half power of notch root radius. The relation between the specific absorbed energy and the notch root radius was similar to that between the specific absorbed energy and temperature, and the small notch root radius corresponded to low temperature and the large one to high temperature.

(2) The maximum load per cross section area decreased a little and the specific absorbed energy decreased with increase in relative notch length.

(3) The dynamic energy release rate could be determined from the slope of straight line showing the relation between the absorbed energy and $BW\phi$, where B was the thickness, W was the width, and ϕ was the geometrical factor. The dynamic stress intensity factor could be also determined.

(4) It was observed that most of the absorbed energy was used to initiate the neckings and tear lines on the fractured surface when the notch root radius was large. The absorbed energy changed little even though the relative notch length changed.

Key words: Tensile impact test, Polycarbonate, Absorbed energy, Notch root radius, Notch length

1 緒 言

エンジニアリングプラスチック(以下エンブラと称す)を機械材料として使用する場合、近年機械の高速化にともない、衝撃荷重を受けることが多くなっている。このため、エンブラの衝撃荷重下での破壊が問題となり、既に多くの研究が行われているが、それらはシャルピ衝撃試験やアイゾット衝撃試験など衝撃曲げが多く、衝撃引張での研究は少ないようである。

それゆえ、本研究では多くのエンブラの中で衝撃特性に優れたポリカーボネート(PC)を使用し、荷重-時間曲線が計測できる One bar method¹⁾による衝撃引張試験機を試作して、試験片の切欠き先端曲率半径と切欠き長さを変化し、衝撃強度、衝撃吸収エネルギーおよび微視的破面観察により、エンブラとして使用する材料設計の基礎資料を得ることを研究目的としている。

2 実 験

実験に使用した試料は市販のポリカーボネート(三菱樹脂提供)で、その機械的性質を Table I に示す。衝撃試験片の形状と寸法を Fig. 1 (a), (b) に示す。切欠き先端曲率半径を変える実験では、切欠き長さは一定で試験片幅の 1/2 の 10 mm とし、切欠き先端曲率半径 ρ は 0.05, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 mm とした。また切欠き長さを変える実験では、切欠き長さ a は 6, 7, 8, 9, 10 mm (切欠き長さ a を試験片幅 W で割った相対切欠き長さ a/W は 0.3, 0.35, 0.4, 0.45, 0.5) とした。切欠き先端曲率半径の影響を見るとき

Table I. Mechanical properties of specimen.

Material	Elastic modulus E (GPa)	Tensile strength σ_b (MPa)	Poisson's ratio ν
PC	2.1	56	0.25

[†] 原稿受理 平成 3 年 5 月 9 日 Received May 9, 1991

* 正会員 金沢工業大学機械工学科 〒921 石川県石川郡野々市町, Dept. of Mech. Eng., Kanazawa Inst. of Tech., Nonoichimachi, Kanazawa, 921

** 金沢工業大学大学院 〒921 石川県石川郡野々市町, Graduate Student, Kanazawa Inst. of Tech., Nonoichimachi, Kanazawa, 921

Fig. 1. Shape and dimension of test specimens with (a) different notch root radii and (b) different notch lengths.

の加工方法は、 $\rho \geq 0.5 \text{ mm}$ の場合はまずドリルで切欠き底が試験片板幅の中央にくるように所定の径の穴をあけ、次に穴と試験片側面の縁とをファインカッターで連結させた。 $\rho = 0.05 \text{ mm}$ のときは最初の 9 mm をファインカッターで残りの 1 mm をレーザーカットにより、また a を変化する場合まずは $5, 6, 7, 8, 9 \text{ mm}$ をファインカッターで残りの 1 mm をレーザーカットにより注意深く入れた。その加工の際の発生熱による残留応力を防ぐため、ファインカッターとドリルを冷却しながら加工した。また、負荷点のピン穴からの破壊を避けるため、厚さ 1 mm のアルミニウムの tab を試験片のつかみ部の両面に付けた。

2.1 実験方法

実験装置は秤量 13.8 J の荷重と破断時間が計測できるように試作した衝撃引張試験機で、その本体と測定部の模式図を Fig. 2 に示す。試験片の一端は出力棒 (SS41 材, 直径 20 mm , 長さ約 2 m) に固定され、他端は移動可能なクロスヘッドに固定され、振り子の先端の溝形衝撃子でクロスヘッドを打撃することにより試験片を引張破壊させる。そのときの衝撃荷重は、検出棒 (SS41 材) のチャック部のピン穴から 12 cm 長手方向の位置に貼ったひずみゲージで検出したひずみと検出棒の弾性係数と断面積から求めた。伸びは試

Fig. 2. Schematic representation of impact tensile test apparatus.

験片が破断されるまでの時間と振り上げた振り子が垂直な位置になるときの速度との積で求めた。その速度 V_0 は、 H を振り子の回転中心から振り子の垂直になる位置までの距離 (400 mm)、 α は振り上げ角度 ($^\circ$)、 g は重力加速度 (9.8 m/s^2) とすると

$$V_0 = \sqrt{2gH(1 - \cos\alpha)} \quad (1)$$

の関係を利用した。しかし、この方法による試験片の伸びは真の伸びを表してないので、次の予備実験を行った。光電管による速度測定法によると、振子の持ち上げ角 75° のときの初速度 $V_0 = \text{約 } 2.7 \text{ m/s}$ 、試験片をつけたクロスヘッドが振子に叩かれて運動するときの初速度 $v = \text{約 } 1.8 \text{ m/s}$ となることがわかった。したがって、試験片の引張速度は振子の初速度の $1.8/2.7$ すなわち $2/3$ となる。それゆえ、試験片の伸びは試験片の破断するまでの時間と振子の初速度との積に $2/3$ の実験常数をかけて求めた。さらに、衝撃吸収エネルギーは荷重-伸び曲線の囲む面積から求めた。

ここでは、衝撃による検出棒のひずみ-時間の関係をトランジェント・コンバータに記憶させ、X-Y レコーダに記録させる。さらに、検出棒のひずみ-荷重関係を利用して荷重-時間の関係に変換させた。また、トランジェントコンバータの記録開始を定めるトリガー信号は直流増幅機に内蔵したトリガー信号発生回路を用いて、振子がクロスヘッドを打撃する直前で発生するようにした。さらに、試験終了後、破面を走査電子顕微鏡 (明石 ALPHA-30A) で観察した。本研究は切欠き先端曲率半径、切欠き長さの衝撃強度、衝撃吸収エネルギーへの影響を見るための実験であるため、温度は室温でほぼ一定としたが、衝撃速度は切欠き先端曲率半径を変える場合には 3.5 m/s 、また切欠き長さを変える場合には 2.4 m/s とした。

2.2 衝撃引張における弾性係数とポアソン比の測定

Fig. 3. A typical example of measured strain-time patterns of out-put bar and specimen.

一般に高分子材料の弾性係数とポアソン比は、引張速度の影響を受けるので、ダンベル型試験片を作製してその試験片に2枚のひずみゲージを貼り、衝撃速度2.4 m/sのときの弾性係数、ポアソン比を求めた。Fig. 3は検出したひずみ波形の一例で上の波形が試験片(PC)、下の波形が検出棒(SS41材)のひずみである。ひずみ波形の立ち上がり部分を直線と見なし、ある時間 t_1 の検出棒のひずみ ϵ_1 と検出棒の弾性係数 E_s (200 GPa)とから、検出棒の衝撃応力 σ_1 が求まる。その応力 σ_1 に検出棒の断面積をかけると検出棒の衝撃荷重 P_1 が求められる。この衝撃荷重は同じ時間 t_1 に試験片にかかるので、荷重 P_1 を試験片の断面積で割ると試験片に作用する衝撃応力 σ_2 が求まる。一方、時間 t_1 での試験片のひずみ ϵ_2 を試験片に貼ったひずみゲージの出力波形から求め、 σ_2/ϵ_2 を計算すると、衝撃引張を受けた試験片の弾性係数 E が求まる。さらにポアソン比は試験片の板幅方向のひずみ ϵ_2' と長手方向のひずみ ϵ_2 との比をとった。弾性係数 E とポアソン比は試験片3本の平均で求め、 $E=2.32$ (GPa)、 $\nu=0.28$ を得た。

3 実験結果と考察

3・1 衝撃破壊挙動と切欠き先端曲率半径との関係

Fig. 4 (a), (b), (c)は切欠き先端曲率半径 ρ を0.05, 1.0, 2.0 mmに変えた試験片の荷重-時間($P-t$)曲線の代表例を示す。この図の最高荷重 $P_{\max}$ を試験片の実断面積 A で割った $P_{\max}/A$ と $1/\sqrt{\rho}$ との関係を片対数表示したものがFig. 5である。この図から、衝撃強さは ρ の1/2乗に逆比例し、 ρ が大きいたときは衝撃強さは小さくなり、 ρ が小さいときは衝撃強さは大きくなることを示している。これは、 ρ が大きいたときは応力集中が小さいため衝撃強さは大きく、 ρ が小さいときは応力集中が大きいため衝撃強さは小さくなる。すなわち、切欠き周辺に生じる最大応力で破壊するとき、衝撃強さを $\sigma_{\max}$ 、切欠き断面に応力が一様に分布するときの公称応力を σ_n とし、応力集中係数も α_k とすると

(a)

(b)

(c)

Fig. 4. Load-time curves of specimens with notch root radius of (a) $\rho=0.05$ mm, (b) $\rho=1.0$ mm and (c) $\rho=2.0$ mm.

$$\sigma_{\max} = \alpha_k \cdot \sigma_n \quad (2)$$

ここに、軸径 a 、曲率半径 ρ のき裂が存在するときの

$$\alpha_k = 1 + 2 \left(\frac{a}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

であるから、 $a \gg \rho$ のときは、 k を常数とすると

$$\sigma_{\max} \doteq k \left(\frac{a}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \sigma_n \quad (4)$$

で示されるからである。³⁾

次に、吸収エネルギー w を試験片の実断面積 A で割った比吸収エネルギー w/A と切欠き先端曲率半径 ρ との関係をFig. 6に示す。 ρ が0.5 mmまでは比吸収エネルギーは緩やかな右上がりの曲線となるが、 ρ が1.0 mmでは急激に上昇し、さらに ρ が1.5 mm以上になると再び緩やかな曲線となる。この曲線は比吸収エネルギーと温度の関係の曲線と類似で、切欠き先端曲

Fig. 5. Relation between $P_{\max}/A$ and $\rho^{-1/2}$. Fig. 6. Relation between w/A and ρ .

率半径と温度とが対応することがわかる。すなわち、切欠きが鋭ければ低温、切欠きが鈍ければ高温と同じ挙動を示し、切欠きが鋭ければぜい性、鈍ければ延性であることから、この温度では ρ が 1.0 mm 付近にぜい性-延性遷移があるようである。これは次のように説明できる。すなわち切欠きが鋭いと切欠き底部に応力が集中し、ポアソン効果により三軸応力状態となって塑性変形が拘束され、引張応力は三軸応力分だけ上昇する。したがって、その上昇した引張応力は延性を

Fig. 7. Microfractographs of specimens with notch root radius of (a) $\rho=1.0$ mm and (b) $\rho=2.0$ mm.

低下させ、よりぜい性に近づく。この塑性拘束の程度は切欠き先端曲率半径に関係することはよく知られている。

さらに、衝撃破壊された ρ が 1.0, 2.1 mm の微視的破面を Fig. 7 (a), (b) に示す。 ρ が 1.0 mm のときは 0.05 mm のときに見られなかった著しい necking と tear line が観察された。これらの生成には多くの表面エネルギーを必要とするため必ずエネルギーが多く使われ、衝撃吸収エネルギーは増加することがわかる。

3・2 衝撃破壊挙動と相対切欠き長さの関係

Fig. 8 (a), (b) は相対切欠き長さ a/W を 0.35, 0.45 に変えたときの荷重-時間曲線を示す。Fig. 9 に示すように、最大荷重 $P_{\max}$ を試験片の実断面積 A で割った $P_{\max}/A$ は a/W を変化するとやや減少し、伸びも a/W が大きくなると減少する。従って、Fig. 10 に示すように、吸収エネルギー w を A で割った比吸収エネルギー w/A は、 a/W が大きくなると減少する傾向となる。これは次のように説明される⁵⁾。すなわち、延性材料の場合、切欠き長さが大きいときは塑性拘束を受け破壊発生はぜい性的で伸びは小さい。切欠き長さが小さいときは三軸応力状態は緩和され破壊発生は延性的で伸びが大きいためである。

次に、衝撃吸収エネルギー w_i (最大荷重下の面積に相当するエネルギー) と動的エネルギー解放率 G_{ID} との間には

$$w_i = G_{\text{ID}} B W \Phi \quad (5)$$

の関係がある⁶⁾。ここで、 B は板厚、 W は板幅、 Φ は試験片の形状に関する係数で、 S を試験片の長さとする

Fig. 8. Load-time curves of specimens with relative notch length of (a) $a/W=0.35$ and (b) $a/W=0.45$.

$$\Phi = \left[\int \xi Y^2(\xi) d\xi + \frac{S}{2W} \right] / (\xi Y^2(\xi)) \quad (6)$$

で与えられる。ここに、片側き裂のある帯板の引張についての応力拡大係数 K_I は、応力 σ 、き裂の長さ a 、板幅 W とすると

$$K_I = \sigma \sqrt{a} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (7)$$

ここで、 $a/W = \xi$ とおくと

$$Y(\xi) = 1.99 - 0.41\xi + 18.70\xi^2 - 38.48\xi^3 + 53.85\xi^4 \quad (8)$$

Fig. 9. Relation between $P_{\max}/A$ or elongation and relative notch length a/W , where $\circ$: $P_{\max}/A$ and $\bullet$: elongation.

Fig. 10. Relation between specific absorbed energy w/A and relative notch length a/W .

で示される。また、式(6)の[]内の第2項は使用した試験片から $S/W=4$ とし、式(6)に式(8)を代入して計算して求めた Φ と a/W との関係を Fig. 11 に示す。この関係を利用し、衝撃吸収エネルギー w_i と $BW\Phi$ との関係を示したものが Fig. 12 である。動的エネルギー解放率 G_{ID} は、式(2)より w と $BW\Phi$ との関係から、実験値の傾向を示す直線を最小二乗近似を使って求めると原点を通る直線となり、その直線のこう配から $G_{ID}=12.50$ (KN/m) となる。

つぎに、動的エネルギー解放率 G_{ID} と動的応力拡大係数 K_{ID} との間には、弾性係数を E' とすると

$$G_{ID} = \frac{K_{ID}^2}{E'} \quad (9)$$

の関係があり、ポアソン比を ν とすると

$$E' = \begin{cases} \frac{E}{1-\nu^2} & (\text{平面ひずみ状態}) \\ E & (\text{平面応力状態}) \end{cases} \quad (10)$$

で表わせる。ここで、破面形態をみると破面は平坦であるが、平面ひずみ破壊じん性の条件を満たしていな

Fig. 11. Relation between ϕ and relative notch length a/W at S/W of 4.

Fig. 12. Relation between absorbed energy w and $BW\phi$.

いので、平面応力状態にあるものと考え、式(10)の下の弾性係数 E を使用する。ダンベル形試験片で衝撃速度 2.4 m/s のときの弾性係数 $E = 2.32 \text{ GPa}$ を使用すると、式(9)による動的応力拡大係数 K_{ID} は $5.4 \text{ (MPa} \cdot \text{m}^{1/2})$ となる。

さらに、相対切欠き長さ $a/W = 0.35, 0.45$ のときの微視的破面を Fig. 13 (a), (b) に示す。相対切欠き長さを変化すると、切欠き先端からき裂進展方向に、ミラーと呼ばれる光沢のある面、次に、ミスと呼ばれる光沢のない面が続く。また、切欠き先端部にき裂進展方向にいくつかの小さな *tear line* が観察された。相対切欠き長さ a/W を変化させたときの破面は、切欠き先端曲率半径 ρ を変えた破面より平坦で凹凸は少ない。したがって、表面を形成させるために解放されるひずみエネルギーは a/W を変化させる方が ρ を変

Fig. 13. Microfractographs and the schematic representations of specimens with relative notch length of (a) $a/W = 0.35$ and (b) $a/W = 0.45$.

化させるより小さいことがわかる。

4 結 言

試作した衝撃引張試験機を使用して、エンブラの中でも耐衝撃性に優れたポリカーボネート (PC) を使用し、室温で PC の切欠き先端曲率半径を変えた場合 (衝撃速度 3.5 m/s)、切欠き長さを変えた場合 (衝撃速度 2.4 m/s) について実験した結果、次の結論を得た。

(1) 最大荷重 $P_{\max}$ を試験片の実断面積で割った $P_{\max}/A$ は、切欠き先端曲率半径 ρ の $1/2$ 乗に逆比例し、この関係は応力集中係数 α_k と $\rho^{-1/2}$ との関係で説明される。

(2) 比吸収エネルギー w/A と ρ との関係は、比吸収エネルギーと温度の関係と類似の挙動を示し、 ρ が小さいときは低温、 ρ が大きいときは高温に対応し、それぞれ脆性破壊、延性破壊する。

(3) $P_{\max}/A$ は相対切欠き長さ a/W が変わっても、あまり変化がないが、 w/A は a/W が増加すると減少する。これは、 a/W が大きくなると塑性拘束のた

め延性が小さくなり、伸びが小さくなるためと考えられる。

(4) a/W を変化したとき、衝撃吸収エネルギー w_i は試験片の板厚 B 、板幅 W 、形状係数 Φ の積 $BW\Phi$ と線形関係にあり、その直線のこう配から動的エネルギー解放率 G_{10} が求められる。さらに、その衝撃速度での弾性係数 E を求めると、動的応力拡大係数 K_{10} に置き換えられる。

(5) 微視的破面観察によると、 ρ を大きくすると試験片に著しいネッキングと tear line が見られ、これらを生成するのに衝撃吸収エネルギーが高くなる。また、 a/W を大きくすると破面は平坦で衝撃吸収エネルギーの変化は少ないことがわかった。

終わりに、本研究を行うにあたり衝撃試験機の試作にご助言いただいた京都工芸繊維大学工芸学部岩本正治助教授、実験に協力してくれた折田、市川、出嶋、南、荒谷の諸君、試料をご提供下さった関係会社に感謝します。本研究は(財)金沢総合技術研究センタの援助によったものであり、記して謝意を表わす。

参 考 文 献

- 1) 林 卓夫, 田中吉之助編, “衝撃工学”, p. 299 (1988) 日刊工業新聞社
- 2) 日本材料学会, “機械材料およびその機械的性質と試験法”, p. 90 (1987) 日本材料学会
- 3) 例えば, 渋谷寿一, 本間寛臣, 斉藤憲司, “現代材料力学”, p. 231 (1988) 朝倉書店
- 4) 日本材料学会編, “材料強度学”, p. 26 (1986) 日本材料学会
- 5) J. F. ノット (宮本 博訳), “破壊力学の基礎”, p. 193 (1977) 培風館
- 6) G. P. Marshall, J. G. Williams, and G. E. Turner, J. Mat. Sci., 8, 949 (1973).
- 7) 岩本正治, 鈴木 恵, 宇野 稔, 材料, 25, 456 (1976).
- 8) 岡村弘之, “線形破壊力学入門”, p. 217 (1976) 培風館
- 9) 日本材料学会編, “機械材料学”, p. 179 (1991) 日本材料学会
- 10) 鈴木 恵, 西岡雅則, 日本機械学会論文集, 55 A-512, 1010 (1989).